



Modèles d'écrouissage pour flexion pure de tôles d'acier : de l'identification à l'estimation des contraintes résiduelles

Pierre Osmond, Elisabeth Massoni, Matteo Luca Facchinetti

► To cite this version:

Pierre Osmond, Elisabeth Massoni, Matteo Luca Facchinetti. Modèles d'écrouissage pour flexion pure de tôles d'acier : de l'identification à l'estimation des contraintes résiduelles. CSMA 2013 - 11ème colloque national en calcul des structures, May 2013, Giens, France. hal-00861424

HAL Id: hal-00861424

<https://hal-mines-paristech.archives-ouvertes.fr/hal-00861424>

Submitted on 12 Sep 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Modèles d'écrouissage pour flexion pure de tôles d'acier : de l'identification à l'estimation des contraintes résiduelles.

Pierre OSMOND ¹ *, Elisabeth MASSONI ², Matteo Luca FACCHINETTI ³

1 PSA Peugeot Citroën, pierre.osmond1@mpsa.fr

2 CEMEF, Mines-PARISTECH, elisabeth.massoni@mines-paristech.fr

3 PSA Peugeot Citroën, matteoluca.facchinetti@mpsa.com

* Auteur correspondant

Résumé —

Les composants pour la liaison au sol sont classiquement dimensionnés à la fatigue polycyclique. Le comportement du matériau est donc très simple à prédire car élastique. Néanmoins, la connaissance du comportement plastique ne peut être écartée pour deux raisons principales : tout d'abord, les pièces de liaison au sol sont mises en forme par déformation plastique (emboutissage), opération générant des états mécaniques locaux complexes qu'il est nécessaire de prendre en compte dans les étapes de dimensionnement ultérieures ; ensuite car le dimensionnement doit permettre d'assurer l'intégrité du composant lorsque celui-ci est soumis à des coups forts, pouvant générer localement de la plasticité.

Dans ce contexte, les travaux exposés ici portent sur deux points. Dans un premier temps, nous nous sommes intéressés à l'identification de modèles élastoplastiques (isotrope, cinématique et mixte [3]) réalisée sur une base expérimentale constituée d'essais de pliage/dépliage sur tôle. Une attention toute particulière est portée à la compétition entre écrouissage cinématique et isotrope. Les essais sont réalisés sur un dispositif de flexion pure développé au CEMEF. L'identification est permise par un algorithme spécifique d'identification présenté en figure 2-b. Dans un second temps, les modèles identifiés sont testés sur une base expérimentale enrichie combinant des essais de pliage/dépliage cyclique à des mesures de contraintes résiduelles après relâchement. Un indicateur d'erreur est mis en place afin de hiérarchiser les capacités de prédiction des modèles. Celui-ci nous permet de conclure à la supériorité du modèle mixte.

Keywords — modèles de comportement élastoplastique, mise en forme de tôle, prédiction de contraintes résiduelles.

1. Introduction

La réduction de la masse des composants automobiles est un objectif prioritaire de l'industrie automobile dans un but de réduction des émissions et d'économie générale dans l'utilisation des matériaux et ressources énergétiques. L'optimisation des filières de dimensionnement, pour la conception au plus juste des composants, constitue un des leviers clés pour l'atteinte de cet objectif.

Le dimensionnement à la fatigue polycyclique des organes de sécurité en liaison au sol est classiquement traité selon une approche purement élastique, les sollicitations étant considérées comme majoritairement inscrites dans le domaine d'élasticité macroscopique du matériau. Néanmoins la connaissance du comportement élasto-plastique des matériaux utilisés constitue un pré-requis au dimensionnement, et ceci pour deux raisons principales. D'une part les pièces de liaisons au sol sont mises en forme par emboutissage, opération générant un état mécanique complexe devant être pris en compte lors du dimensionnement. D'autre part, l'occurrence de sollicitations exceptionnelles générant une potentielle plastification du composant, comme par exemple le franchissement à vitesse rapide de nid de poule, ne peut être rejetée et doit être considérée lors de la conception du composant.

Dans ce cadre, un certain nombre de travaux ont déjà été réalisés chez PSA. On notera notamment les travaux [1] et [2] traitant de la prise en compte de l'emboutissage dans le dimensionnement à la fatigue via une approche de type locale. Ce type d'approche permet, par l'utilisation d'équations analytiques simples, d'apporter une première estimation des champs de déformations plastiques équivalentes et de contraintes résiduelles après emboutissage et ainsi une prédictivité accrue dans le dimensionnement à la fatigue polycyclique.

Pour sa part, la prise en compte de sollicitations exceptionnelles, ou coups forts, dans le dimensionnement à la fatigue reste pour le moment problématique. En effet, de nombreuses questions se posent, notamment vis-à-vis de leurs influences sur les niveaux de déformations plastiques et contraintes résiduelles présentes sur composant.

Ainsi les travaux ici réalisés consistent en l'analyse des capacités de différents modèles d'écrouissage [3] à retranscrire le comportement d'une tôle d'acier pour des sollicitations représentatives d'un emboutissage suivi de coups forts. Par comportement, nous comprenons les réponses en contraintes lors de déformation et l'évolution des états de contraintes résiduelles causés par une plastification post emboutissage.

2. Méthodes

2.1 Matériau

Dans un objectif de réduction de masse, le choix matériau tend à s'orienter vers des nuances de tôles présentant des propriétés mécaniques élevées. Dans ce cadre, les travaux présentés ici porteront sur une nuance de tôle à hautes caractéristiques mécaniques commercialisée par l'aciériste ArcelorMittal. Conformément aux données standards relatives aux tôles d'acier ainsi qu'aux spécifications propres de la nuance, nous considérons un module d'Young E et un coefficient de poisson égaux respectivement à 210 GPa et 0.3. Selon les spécifications d'approvisionnement matière PSA, les caractéristiques mécaniques minimales assurées sont $Rp0.2 = 740$ MPa, $Rm = 820$ MPa. L'allongement à rupture minimal est de 10%. Le lot ici caractérisé est fourni en tôle d'épaisseur 3 millimètres.

2.2 Dispositif expérimental

2.2.1 Caractérisation du comportement mécanique

L'identification de modèle de comportement proposant une description cinématique de l'écrouissage exige une caractérisation du comportement mécanique cyclique. Or l'obtention d'une telle base expérimentale, qui plus est pour des domaines de déformations représentatives d'une mise en forme par emboutissage, nécessite la mise au point de dispositif expérimental spécifique. En effet, compte tenu des étendues de déformation plastique visées, supérieure à 10 %, une caractérisation en traction-compression est exclue du fait des risques importants de flambage.

Pour répondre à de telles contraintes, Le CEMEF a développé le dispositif d'essai SOFT [4], présenté en Figure 1. Ce dispositif permet, par la caractérisation en flexion pure d'échantillons issus potentiellement de tôles fines, d'accéder à des niveaux de déformation très importants. On se référera à [4] pour un plus large descriptif du dispositif. On notera que les grandeurs spécifiques à l'essai, soit le moment fléchissant et la courbure de l'éprouvette, sont respectivement mesurées au moyen d'un capteur de couple et par traitement d'image de prises photographiques.

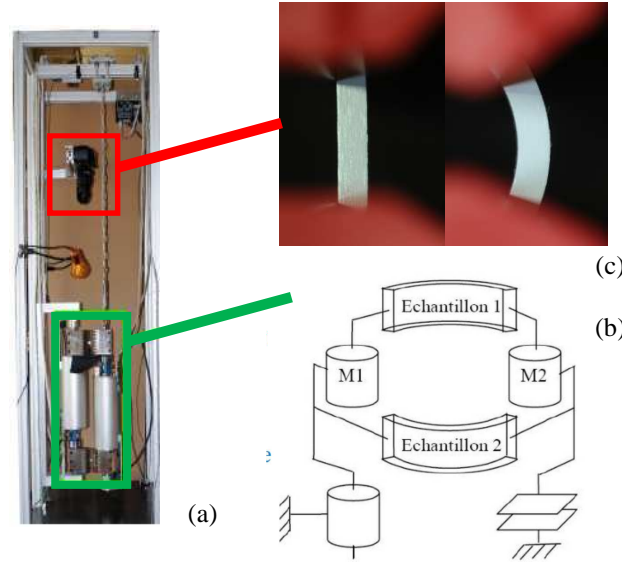


Figure 1 : Dispositif expérimental (a) Machine de flexion SOFT, (b) Diagramme cinématique associé, et (c) dispositif de mesure de la courbure.

L'amplitude de déformation maximale ici visée est de l'ordre de 13.5% de déformation plastique en surface. Compte tenu des contraintes géométriques portant sur l'épaisseur de tôle disponible et l'angle de flexion maximal applicable, une telle amplitude de déformation est atteignable pour un échantillon de dimension $L \times l \times e = 15 \times 5 \times 3 \text{ mm}^3$. On notera qu'une telle géométrie permet de limiter les phénomènes de déflexion anticlastique [5].

2.2.2 Mesure de contraintes résiduelles

Les mesures de contraintes résiduelles ont été réalisées par le laboratoire LAMPA d'ENSAM Paristech Angers [6]. La détermination des contraintes résiduelles est permise par la méthode de diffraction des rayons X. Pour de plus larges informations sur la méthode, on se référera à [7]. Ces analyses ont été menées sur l'ensemble des échantillons ayant été caractérisés en pliage-dépliage. Les analyses sont limitées aux contraintes résiduelles en surface extrados et intrados des échantillons (cf Figure 5-(a)). On notera que l'incertitude sur la mesure est de l'ordre de $\pm 20 \text{ MPa}$ [7].

2.3 Modélisation du comportement mécanique

Le matériau étudié est considéré homogène, obéissant à un comportement élasto-plastique isotrope. En conséquence, un critère de type Von Mises est utilisé pour décrire l'espace de comportement élastique. Trois modèles usuels de comportement seront utilisés pour retranscrire de comportement associé à l'écrouissage. Pour un plus large descriptif de chacun de ces modèles on se référera à [3].

- Modèle à écrouissage isotrope : pour ce type de modèle, l'écrouissage est piloté par l'évolution de la surface de charge. Son évolution est gouvernée par une variable scalaire et est en conséquence non directionnel dans l'espace des contraintes. La loi d'évolution proposée par Voce est adoptée pour décrire la variation de la surface de charge [3]. La fonction de charge f et la variable d'écrouissage R sont exprimées :

$$f = J_2(\underline{\underline{\sigma}}) - R \quad (1)$$

$$R = R_0 + Q(1 - e^{-bp}) \quad (2)$$

avec $\underline{\underline{\sigma}}$, le tenseur des contraintes, p la déformation plastique cumulée, R_0, Q et b trois paramètres matériaux à identifier.

- Modèle à écrouissage cinématique : l'écrouissage est, dans ce cas, gouverné par le déplacement, dans l'espace des contraintes, de la surface de charge. La variable d'écrouissage \underline{X} est en conséquence une grandeur tensorielle car directionnel dans l'espace des contraintes. La loi d'évolution non linéaire proposée par Armstrong et Frederick [8] est adoptée pour décrire le déplacement de la surface de charge. La fonction de charge f et la variable d'écrouissage sont exprimées :

$$f = J_2 \left(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{X} \right) - R_0 \quad (3)$$

$$\underline{dX} = \frac{2}{3} C \underline{d\varepsilon^p} - D \underline{X} dp \quad (4)$$

avec $\underline{d\varepsilon^p}$ incrément du tenseur de déformation plastique, dp l'incrément de la déformation plastique cumulée, R_0, C et D trois paramètres matériaux à identifier.

- Modèle à écrouissage mixte : ce type de modèle consiste en une superposition des deux modèles précédemment présentés permettant ainsi une description du déplacement et de la dilatation de la surface de charge. Les variables d'écrouissage R et \underline{X} sont utilisées pour décrire les modifications s'appliquant à la surface de charge. La fonction de charge f s'exprime :

$$f = J_2 \left(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{X} \right) - R \quad (5)$$

Cinq paramètres matériaux sont ici à identifier : R_0, C, D, Q et b .

2.4 Méthode d'identification du comportement mécanique

L'identification d'un modèle de comportement nécessite, dans le cas d'une éprouvette ne présentant pas un état de déformation uniforme, la connaissance de l'état de déformation locale. L'estimation de celui-ci est permise ici par l'adoption des hypothèses de Bernoulli propre à la flexion pure [9]. Ainsi :

$$\varepsilon_{xx}(y) = \frac{y}{R_x} = y\rho \quad (6)$$

avec y position dans l'épaisseur. L'orientation du repère considéré est présentée en Figure 2-(a). ρ est la courbure et R_x le rayon de courbure. Celui-ci est exprimé :

$$R_x = \frac{1}{\rho} = \frac{L}{\theta} \quad (7)$$

avec θ , angle de flexion et L , longueur initiale de la ligne neutre avant flexion, soit égale à la longueur libre entre les deux mors avant essai. On notera que la pertinence du choix des hypothèses de Bernoulli a pu être vérifiée par calcul selon la méthode des éléments finis [10].

La procédure d'identification est présentée en Figure 2-(b) [10]. Celle-ci consiste en une démarche inverse comparant, pour chaque jeu de paramètres testés, le moment fléchissant calculé à celui mesuré expérimentalement. Le calcul du moment est permis, pour un jeu de paramètres C_i , par la connaissance de l'état de déformations locales généré par la courbure présente à l'instant t_i . L'identification des paramètres du modèle est effective lorsque la différence entre moments mesuré et calculé est minimale.

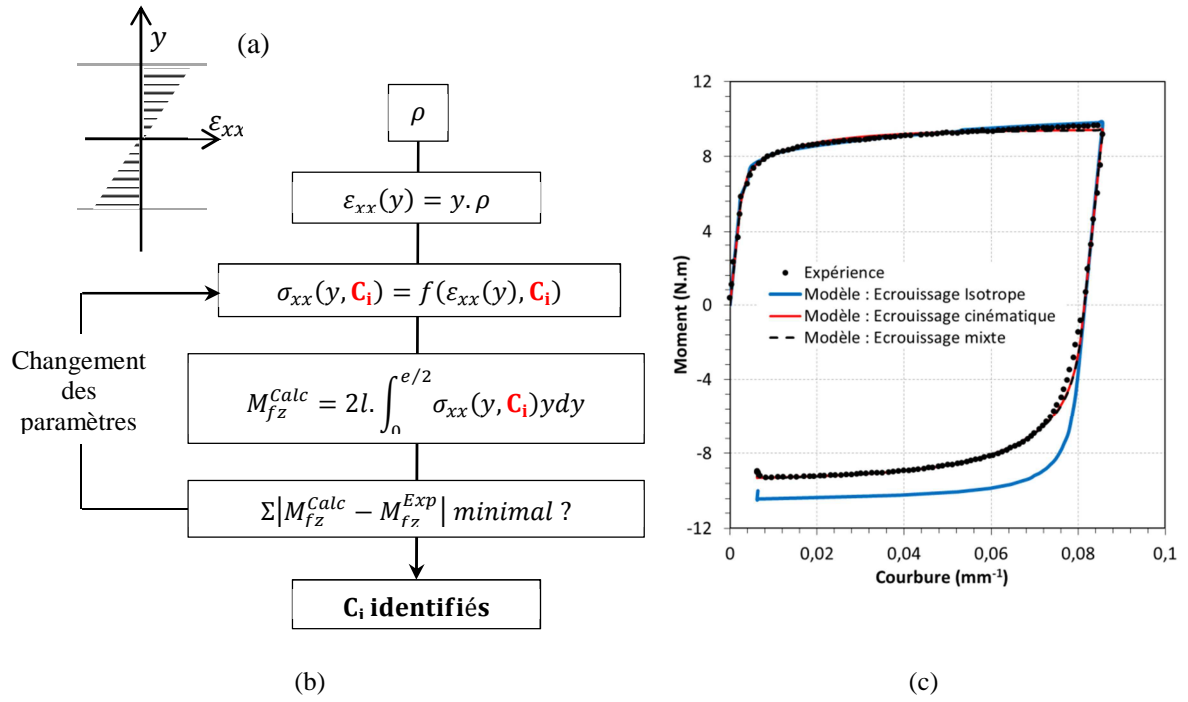


Figure 2 : (a) état de déformation locale pendant la sollicitation de flexion pure, (b) algorithme d'optimisation, (c) essai de pliage-dépliage utilisé pour l'identification des paramètres des différents modèles de comportement : comparaison entre la réponse expérimentale et les réponses calculées respectivement avec les modèles isotrope (isotropic), cinématique (kinematic) et mixte (mixed).

L'optimisation des modèles de comportement est réalisée sur un essai de pliage-dépliage couvrant ainsi l'intégralité du domaine de sollicitations étudié, soit $\varepsilon_p \in [0, 13.5\%]$.

3. Résultats

L'estimation de la capacité de différents modèles à décrire du comportement mécanique dépend de la base expérimentale sur laquelle ceux-ci sont comparés. La démarche classiquement adoptée est de comparer la capacité de prédiction des différents modèles étudiés sur la base expérimentale ayant servi pour l'identification de leur paramètres. Cette démarche, quoique constituant un premier critère de choix, ne permet pas de juger de la capacité des différents modèles étudiés à prédire le comportement mécanique pour des sollicitations plus complexes, et donc plus proches de la réalité physique. Nous proposons donc d'élargir la base expérimentale d'évaluation par l'intégration d'essais de pliage-dépliage complexes.

Nous choisissons pour ces derniers essais d'appliquer des sollicitations représentatives des séquences d'emboutissage suivi de chargements exceptionnels de type coup fort. La transposition d'une telle séquence de sollicitation à l'échelle de l'éprouvette de laboratoire est assurée par l'application d'un pliage à une amplitude maximale suivi d'un dépliage-pliage de faible amplitude puis d'un relâchement à moment nul, représentatif du relâchement de la pièce une fois le coup brutal porté. Différentes amplitudes de pliage et de dépliage-pliage sont choisies, élargissant ainsi la base expérimentale de trois essais.

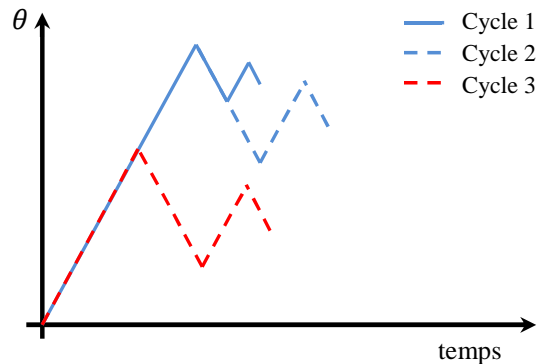


Figure 3 : Essais pliage-dépliage de validation, espace angle de flexion-temps.

Commençons par l'analyse de l'apport des différents modèles sur l'essai ayant servi pour identification. La confrontation entre modèles et expérience est présentée en Figure 2-(c). Celle-ci montre une nette supériorité des modèles incluant une description cinématique de l'écrouissage notamment pour la description de la phase de dépliage. On notera en effet que la modélisation isotrope de l'écrouissage tend à surestimer la taille du domaine d'élasticité après pliage, causant ainsi une forte surestimation du niveau de charge lors du dépliage.

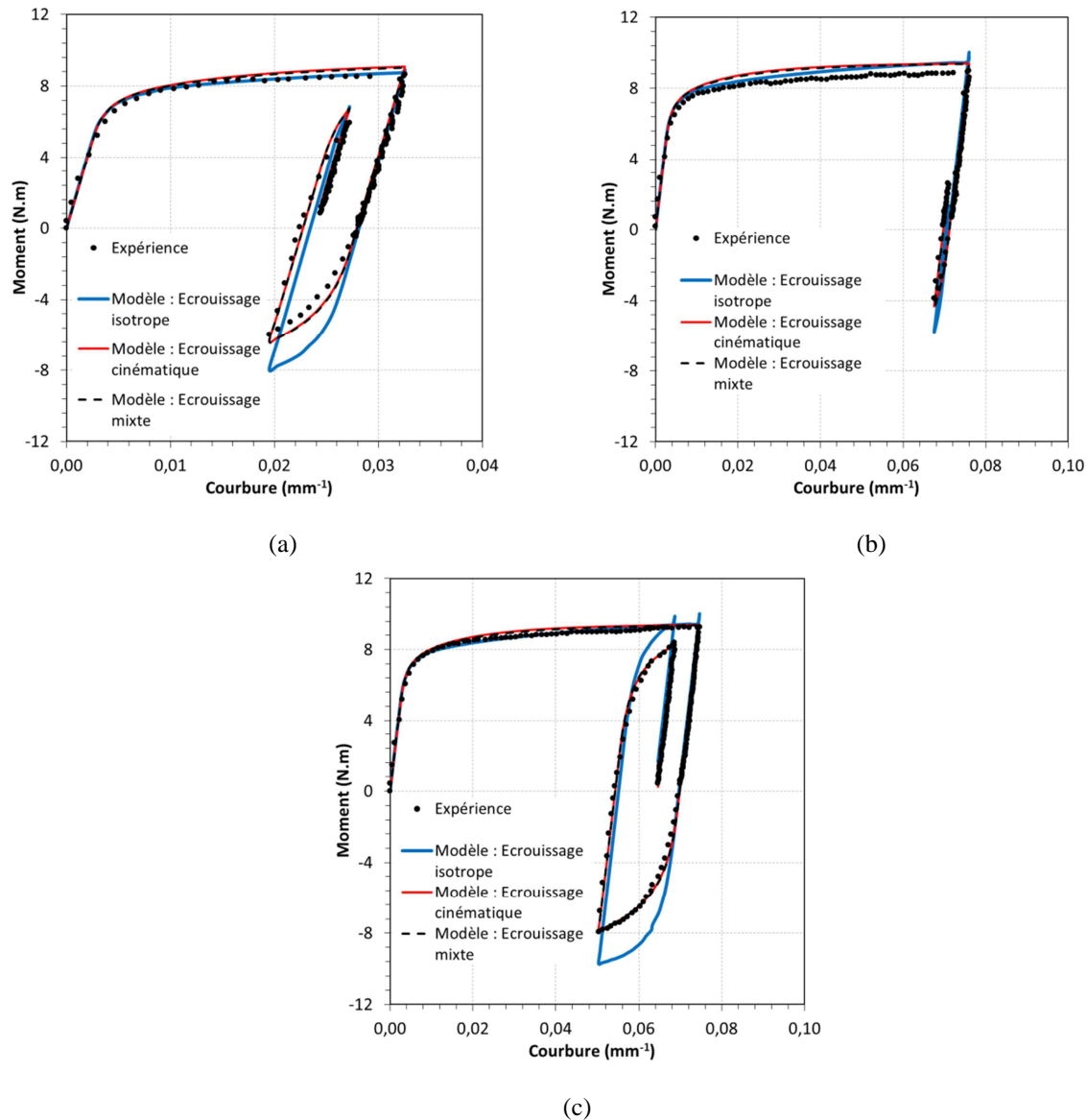


Figure 4 : Base expérimentale de validation. Confrontation entre réponses expérimentales et réponses calculées respectivement avec les modèles isotrope (isotropic), cinématique (kinematic) et mixte (mixed). (a) Cycle 3, (b) Cycle 1 et (c) Cycle 2.

La confrontation des réponses des différents modèles en regard des réponses expérimentales obtenues pour les cycles de pliage-dépliage complexes confirme la tendance observée sur la base expérimentale d'identification. On constate en effet une surestimation du niveau de charge en dépliage, lorsqu'un modèle à écrouissage isotrope est utilisé pour décrire le comportement, ceci quel que soit l'essai. La description du comportement via un modèle incluant une description cinématique de l'écrouissage permet une meilleure description du comportement tout particulièrement sur la partie cyclique du trajet.

La représentativité associée à l'utilisation de tels modèles est donc significative, néanmoins l'apport du modèle mixte vis-à-vis du modèle purement cinématique reste difficilement appréciable sur la base

expérimentale testée. Nous proposons donc, en complément, de tester la capacité de ces deux modèles à prédire les valeurs de contraintes résiduelles en surface des échantillons ayant subis des cycles de pliage-dépliage complexe.

Préalablement à l'exercice de confrontation, l'homogénéité du taux de déformation plastique présent en surface, en fin d'essai, à l'endroit de la mesure de contraintes résiduelles a pu être vérifiée, comme le montre la Figure 5-(a). Les valeurs de contraintes résiduelles en surface sont calculées sur la base des déformations générées en surface lors des sollicitations de pliage-dépliage. Ces dernières sont estimées selon l'équation (7).

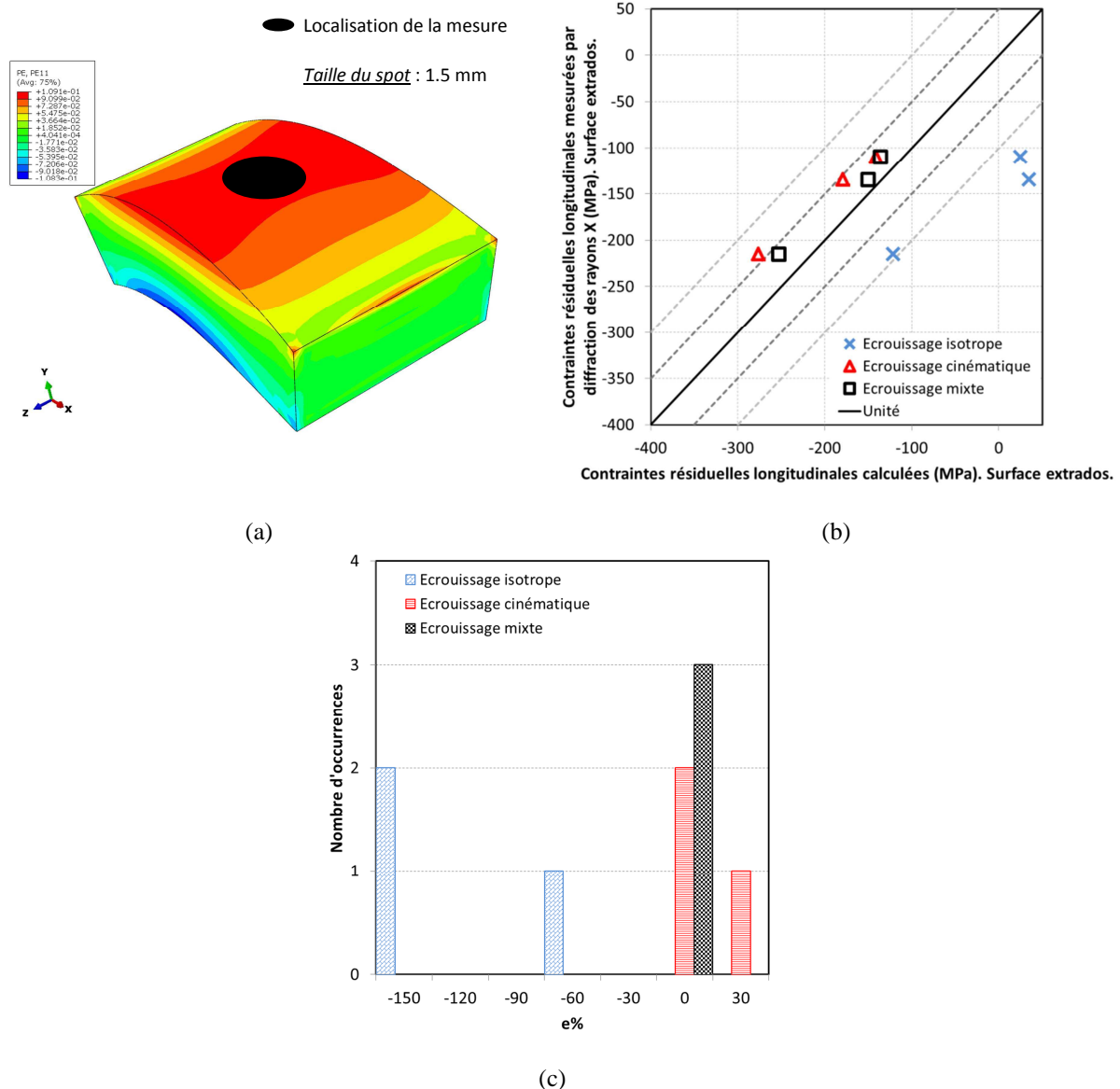


Figure 5 : (a) Etat de déformation plastique dans la direction de flexion après retour élastique, localisation de la mesure en surface extrados (b) Comparaison des contraintes résiduelles longitudinales de surface mesurées par diffraction X et calculées avec les modèles isotropes, cinématiques et mixte. (c) Nombre d'occurrences par classe d'erreur relative.

La confrontation entre contraintes résiduelles mesurées et calculées en surface extrados est présentée en Figure 5-(b). La supériorité des modèles comportant une description cinématique de l'écrouissage est de nouveau mise en avant. En effet, l'ensemble des estimations faites par ce type de modèles sont localisées dans une bande de ± 50 MPa autour de la valeur expérimentale. A contrario, le modèle isotrope tend à minimiser systématiquement l'amplitude de contraintes résiduelles présentes. Afin de

quantifier plus en détail ces écarts, on propose de calculer l'erreur relative en pourcentage $e\%$, entre les valeurs de contraintes résiduelles mesurées expérimentalement et simulées :

$$e\% = \frac{100(\sigma_r^{Sim} - \sigma_r^{Exp})}{\sigma_r^{Exp}} \quad (8)$$

On répertorie ensuite l'ensemble des écarts obtenus par classe de valeurs. Une classe est composée des essais présentant un $e\%$ compris entre $e\%$ et $e\%_{+30}$. Ce classement permet, comme on peut le constater Figure 5-(c), de mettre en évidence une hiérarchisation des modèles testés. En effet, le modèle à description mixte de l'érouissage s'avère plus pertinent par rapport aux modèles concurrents et plus adapté au calcul des contraintes résiduelles générées par des cycles de pliage-dépliage complexes.

4. Conclusion

Les travaux menés ici ont permis de mettre en évidence l'apport des modélisations comportant une description cinématique de l'érouissage vis-à-vis du modèle d'érouissage isotrope. L'érouissage, pour la nuance de tôle ici considérée, est principalement cinématique et très peu isotrope. Cette caractéristique de l'érouissage a pu être constatée sur une large base expérimentale, constitué d'essais de pliage-dépliage simple et pliage-dépliage complexes.

En complément, et dans un but de hiérarchisation des modèles cinématique pure et mixte, une analyse des capacités respectives à prédire les valeurs de contraintes résiduelles mesurées en surface a été menée. Elle a permis, par une analyse chiffrée des écarts entre expériences et simulations, de mettre en évidence la supériorité du modèle mixte vis-à-vis des modèles concurrents.

Ainsi, l'utilisation accrue des modélisations comportant une description cinématique de l'érouissage constitue une perspective majeure pour l'amélioration de la prédictivité des filières PSA de dimensionnement à la fatigue. Dans ce but, et en regard de la variabilité des sollicitations présentes sur structure, la capacité de ces modèles à retranscrire des sollicitations caractérisées par un degré de multiaxialité accru reste à étudier.

5. Références bibliographiques

- [1] FACCHINETTI, M. L., WEBER, B., DOUDARD, C. et CALLOCH S., Coupling of forming process and fatigue design computations: a local approach, *Advanced Engineering Materials*, 2009.
- [2] FACCHINETTI, M. L., WEBER, B., DOUDARD, C. et CALLOCH S., Fatigue design of stamped parts, *Fatigue Design*, Novembre 2009.
- [3] LEMAITRE, J. et CHABOCHE J. L., Mécaniques des matériaux solides, Dunod, 2^{ème} édition, 1996.
- [4] DRATZ B., Modélisation numérique du planage et caractérisation du comportement en flexion alternée des tôles d'acier, Thèse de Doctorat en Sciences et Génie des Matériaux, Mines ParisTech, Décembre 2009.
- [5] SEARL, G. F. C., Experimental elasticity: a manual for the laboratory, 1908.
- [6] Rapport d'étude PSA/ARTS référencé DS24157. Document interne PSA.
- [7] LEBRUN, J.L., Détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X., SERAM ENSAM Angers, 2001.
- [8] ARMSTRONG, P. et FREDERICK, C., A mathematical representation of the multiaxial baushinger effet. Rapport technique, Berkeley Nuclear Laboratories, 1966.
- [9] BOULAY, A., Identification de lois de comportement élasto-plastiques, Application au pliage alterné de tôles épaisses en acier. Rapport de MASTERE CEMEF, 2010.
- [10] SERET A., Identification de lois de comportement élastoplastiques en pliage alterné de tôles d'acier, Rapport de stage PSA/CEMEF, 2011.